

<報文> アルミナ充填層におけるコークスの燃焼反応速度

著者	葛西 栄輝, 武富 洋文, 大森 康男
雑誌名	東北大学選鉱製錬研究所彙報 = Bulletin of the Research Institute of Mineral Dressing and Metallurgy, Tohoku University
巻	40
号	1
ページ	61-70
発行年	1984-09-25
URL	http://hdl.handle.net/10097/32858

アルミナ充填層におけるコークスの燃焼反応速度

葛西 栄輝*, 武富 洋文**, 大森 康男*

Study on Combustion Rate of Coke in Bed Packed with Alumina Spheres. By Eiki KASAI, Hirofumi TAKETOMI and Yasuo OMORI.

In order to obtain the rate equation of coke combustion which can be applied to the mathematical model of sintering process, combustion rates of coke in beds packed with mixtures of coke particles and alumina spheres were measured under various experimental conditions. A mathematical analysis was conducted on the data obtained by the experiments. As a result, the following coke combustion rate in the bed R_c^* was obtained:

$$R_c^* = n_c 4\pi r_c^2 (1/10.3K_c + 1/0.5K_f)^{-1} C_{O_2}$$

where, K_c is rate constant of chemical reaction, which was proposed by Parker and his co-worker, and K_f is the diffusion coefficient of oxygen through the gas film as proposed by Shirai.

This equation will be applicable to the mathematical model of sintering process as the combustion rate of single-type coke which does not have any adhered fine materials and is one of the existing conditions of coke particles in the raw mixture of sinter. (Received June 7, 1984)

1. 緒 言

高炉の鉄源としての装入物の80~90%を占める焼結鉱の品質は、高炉の安定操業および低燃料比操業を行ううえで重要である。しかしながら、焼結鉱品質を決定する焼結プロセス要因は複雑多岐にわたるため、それらを定量的に評価し、統一的に取り扱うことは未だ困難であるのが現状である。焼結鉱製造プロセスにおいて操業条件と製品焼結鉱の品質の関係を正確に把握することにより、原料特性あるいは生産率に応じた最適な操業条件を設定できると考えられる。これを実現する一方法として、近年焼結プロセスの数学的モデル^{1)~12)}の開発が進められているが、前述のように焼結プロセス自体が極めて複雑であり、また品質推定のための数学的モデルに必要な信頼性の高い各種反応速度式、またそれに必要なパラメータおよび物性値が不足しているため、十分なものとはなっていない。

焼結過程におけるコークス燃焼反応は、焼結鉱の品質のみならず省エネルギー、公害対策の面からも重要な因子である。これについて、肥田らは、コークス燃焼におけるNO転換率に対する

選鉱製錬研究所報告 第923号 日本鉄鋼協会第106回講演大会(昭和58年10月4日)にて発表

*東北大学製鉄製錬研究所

**東北大学大学院工学研究科応用化学専攻(現日本鋼管株式会社京浜製鉄所)

- 1) 樋口充蔵, 鞭 巖: 鉄と鋼, **53** (1967), 1171.
- 2) 鞭 巖, 樋口充蔵: 鉄と鋼, **56** (1970), 371.
- 3) Muchi I.; Higuchi J.: Trans. ISIJ, **12** (1972), 54.
- 4) 梁川弥二郎, 石川 泰, 野口信雄, 梶岡正毅: 鉄と鋼, **50** (1964), 338.
- 5) Young R.: Ironmaking and Steelmaking, **4** (1977), 321.
- 6) 塚本 孝, 嶋田駿作, 田中敏夫, 樋口充蔵: 鉄と鋼, **56** (1970), 661.
- 7) 浜田尚夫, 小坂橋寿光, 岡部俠児: 鉄と鋼, **58** (1972), 1567.
- 8) 堀尾正毅, 大竹敏幸, 鞭 巖: 鉄と鋼, **60** (1974), 465.
- 9) 吉永真弓, 久保敏彦: 住友金属, **29** (1977), 383.
- 10) 和島正巳, 細谷陽三, 柴田充蔵, 相馬英明, 田代 清: 鉄と鋼, **68** (1982), 1719.
- 11) 加藤正司, 戸田秀夫, 加藤公雄: 日本学術振興会, (1983), 54委—1632.
- 12) 葛西栄輝, 八木順一郎, 大森康男: 鉄と鋼, **70** (1984), 1567.

焼結原料中のコークス粒子の賦存形態の影響を調査し、排ガス中の NO 低減に効果的な賦存形態について報告している¹³⁾。しかし、焼結層あるいはそれに類似した充填層内のコークス燃焼速度についての研究は乏しく、速度式は得られていない。従来、炭材の燃焼に関する研究は、種々報告^{14)~17)} されている。しかし、これらは単一粒子を対象としたものが大部分であり、充填層内の燃焼に直接適用するのは困難である。従って、現在数学モデルに適用するための速度式は、単一粒子を使用して得られた燃焼速度式をパラメータフィッティング法により変形して求められているが、これらのパラメータが妥当であるか否かを検証する手段は少なく、焼結鍋試験と数学的モデルにより得られるヒートパターン等を比較する程度である。

本研究においては、種々の賦存形態が考えられる焼結原料中のコークス粒子の中で、付着粉のない粒子を対象として、擬似鉱石としてアルミナ球形粒子を使用し、これらの混合充填層内の燃焼について、いくつかの実験条件下で検討し、この結果と数学的シミュレーションによる結果を比較することによって、本実験条件下でのコークスの燃焼速度式を求めた。

2. 装置および実験操作

Fig. 1 に実験装置の概略図を示す。内径 20mm のアルミナ製反応管内に所定量のコークスと直径 2 mm のアルミナ球形粒子の混合試料を層高 10mm となるよう充填する。試料層の上下に

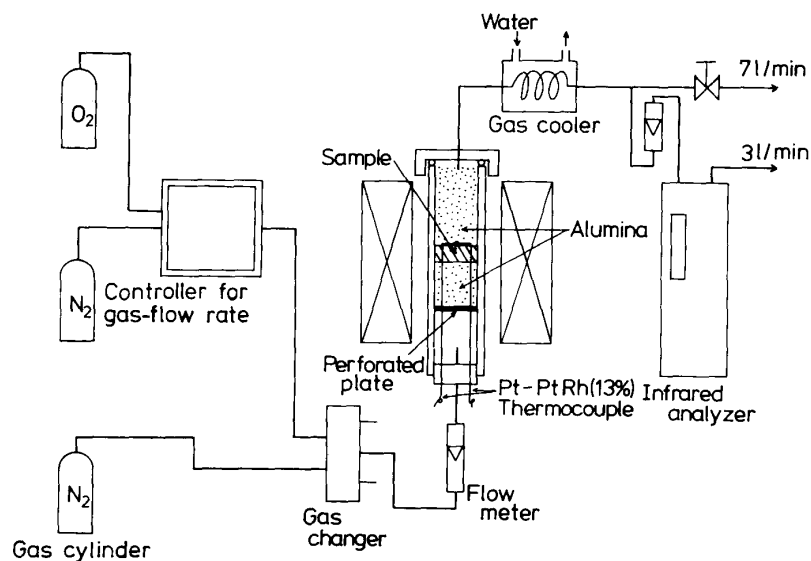


Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus.

は、アルミナ粒のみを充填し、サンドイッチ構造とした。層内温度測定用の熱電対 (Pt-PtRh (13%), 0.3mmφ) の位置は、試料層直上とした (A 方法—以下通常法) (Fig. 2(a))。また、この通常法による層内温度測定の他に熱電対の先端とコークス粒子の距離の影響、つまり層内温度の不均一性を調べ、また気相あるいは固相の温度を分離して測定する目的で、2 種類の方法を用

13) 肥田行博, 佐々木稔, 榎戸恒夫, 梅津善徳, 飯田孝司, 宇野成紀: 鉄と鋼, **68** (1982), 400.

14) Gonzalez L. O.; Spencer E. H.: Chem. Eng. Sci, **18** (1963), 753.

15) Parker A.; Hottel H. C.: Indust. Eng. Chem., **28** (1936), 1334.

16) Tu C. M.; Davis H.; Hottel H. C.: ibid, **26** (1934), 749.

17) Davis H.; Hottel H. C.: ibid, **26** (1934), 889.

いて補足的に温度測定を行った。第1は0.1mmφの細線熱電対を同一平面上に3個設置して、層内半径方向の温度不均一性および気相に近い温度を測定しようとするもの(B方法)、第2は、熱電対先端をアルミナ粒子程度の大きさにアルミナセメントによりコーティングして、アルミナ粒子内に近い温度を測定しようとするもの(C方法)である。熱電対用保護管は外径1mmのものであり、層内のガス流れに与える影響は小さいと考えられる。また、排出ガス中のCOの試料層外における過剰酸素による酸化反応を極力防止する目的で、試料層直上に水冷銅製ジョイントを導入して、内径2mmの銅パイプ内に排出ガスを通して、急冷する実験(Fig. 2(b))も行った。

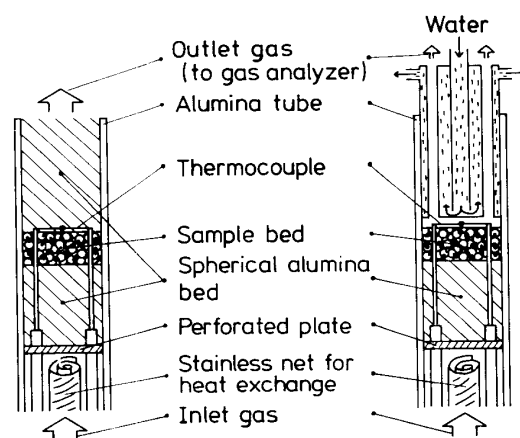
実験操作としては、反応管内の酸素を除去するためにあらかじめ純窒素を下方より10Nl/minの流量で流通させながら、外部ヒーターにより所定予熱温度まで加熱する。層内温度が定常になった後、流通ガスを窒素・酸素混合ガス(10Nl/min)に切り換え、層内温度および排出ガス中のCO、CO₂濃度を連続的に測定する。CO、CO₂の分析には赤外ガス分析計を使用し、排出ガス流量のうち3Nl/minを分析用ガスとした。予備実験により、得られたガス分析の応答速度は約2secである。この結果より、流通ガス切換器からガス分析装置に至る過程でのガスの混合は無視できるものと考えられる。

また、本実験におけるコークスの総括燃焼速度 Rc^* は、排出ガス中のCO、CO₂濃度よりガス分析の誤差等を考慮して次のように求めた。

$$Rc^* = \frac{F_g(C_{CO} + C_{CO_2})W_c \times F_c/M_c}{V_{Bf} \int_0^t F_g(C_{CO} + C_{CO_2})dt} \quad (1)$$

3. 実験条件

Table 1 に、実験条件を示す。アルミナ粒子と混合するコークスは、や金用コークス(固定炭素85.0%、見かけ密度0.98g/cm³)を用い、JISのふるい網を用いて0.84~1.00mm、1.00~2.00mm、2.00~2.83mmに整粒したものを使用した。コークスの充填密度は、焼結実機原料mix中の4wt%に相当する0.076g/cm³-bedとした。予熱温度は800、900、1,000、1,100、1,200°Cの5段階を選んだ。流通ガスは、窒素80%、酸素20%の混合ガスとし、通常の実機操業条件を考慮して反応管内の空塔線速度は、0.52m/sec(at 25°C)一定とした。



(a) Reaction chamber (b) Device for rapid cooling of gas
Fig. 2. Reaction chamber and gas cooling device.

Table 1. Experimental conditions.

Particle size of coke	0.84-1.00	(mm)
	1.00-2.00	(mm)
	2.00-2.83	(mm)
Coke weight in bed	0.076	(g/cm ³ -bed)
Preheating temperature	800, 900, 1,000	(°C)
	1,100, 1,200	(°C)
Superficial velocity of input gas	0.52 [at 25°C]	(m/sec)

4. 実験結果

Fig. 3 にコークス粒度 1.0~2.0mm, 予熱温度 820°C における排出ガス中 CO, CO₂ 濃度, η ($=\text{CO}_2/(\text{CO}+\text{CO}_2)$), および層内温度の測定例を示す. 本実験条件下では, 30~50sec で燃焼が終了し, η の変動幅は比較的小さく, その平均値は 0.4~0.7 を得た. Fig. 4 に CO/CO₂ の平均値と層内温度の平均値の関係を示す. 両者には負の相関が認められ, 層内温度が高いほど CO₂ の発生割合が増加している. これについて Arthur¹⁸⁾ は, 単一粒子の炭材の燃焼において高温域ほど, CO/CO₂ が増加すると報告していることを考慮すれば, 充填層においてバルクガス中の CO の酸化速度がかなり大きいことが推察される.

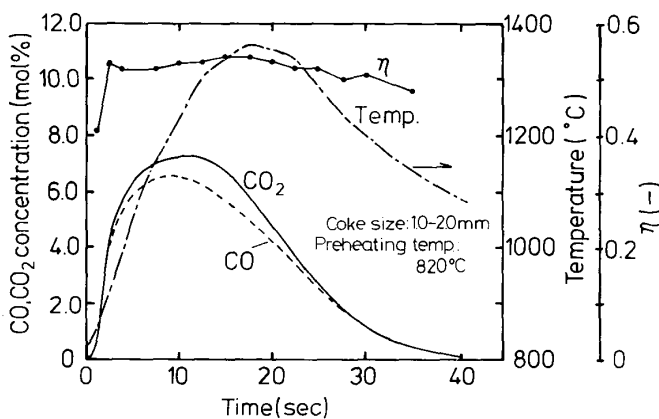


Fig. 3. Changes in CO and CO₂ concentrations, η and bed-temperature with time.

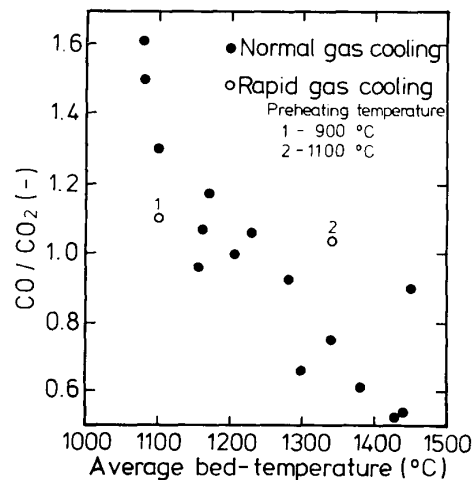


Fig. 4. Relation between CO/CO₂ in outlet gas and average bed-temperature in the course of coke combustion.

Fig. 5 にコークス粒度 1.0~2.0mm の場合の種々の予熱温度における燃焼速度曲線を示す. 予熱温度 1,000°C までは, 温度の上昇に伴い, 曲線のピークが高くなっているが, それ以上の温度では変化が認められない. このことは他の粒度においても同様であり, 本実験条件下では, 予熱温度 1,000°C 程度で燃焼反応がガス境膜内拡散律速となることを示唆している.

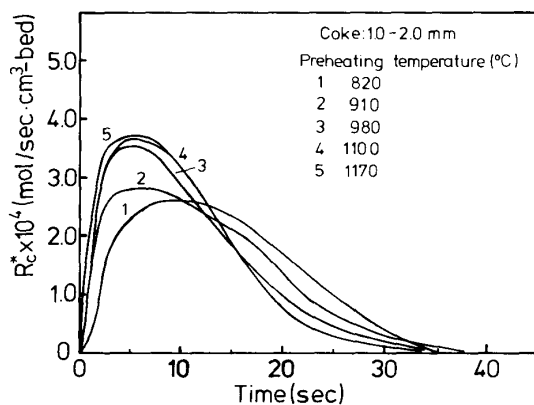


Fig. 5. Combustion rate curves of coke at various preheating temperatures.

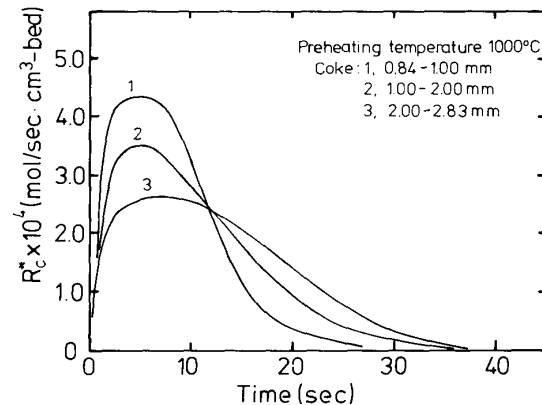


Fig. 6. Combustion rate curves at various particle sizes of coke.

18) Arthur J. R.: Trans. Faraday Soc., **47** (1951), 164.

Fig. 6 に予熱温度 1,000°C における種々のコークス粒度についての燃焼速度曲線を示す。粒度が小さくなるにつれて、曲線のピークは顕著に高くなり、表面反応であることを示している。

Fig. 5 と同様の実験条件において 2 章で述べた通常法による層内温度変化を Fig. 7 に示す。層内温度については、良い再現性が認められず、予熱温度の影響も顕著には認められない。この理由としては、充填試料と熱電対先端との接触状態が実験により異なることが挙げられる。特にコークス粒子と熱電対との接触状態あるいはそれらの間の距離の影響が大きいと考えられる。しかしながら、全体的には予熱温度が低い場合ほど、層内温度上昇幅が大きいという傾向が明白に認められ、また、Fig. 5 と比較すると燃焼速度曲線のピークに対して層内温度曲線のピークが遅れることもわかる。

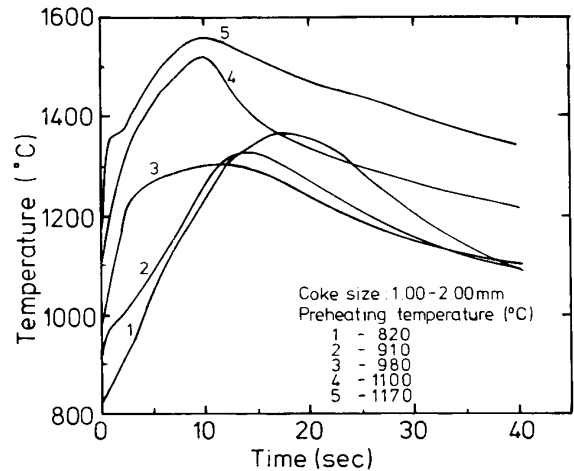


Fig. 7. Changes in bed-temperature with time at various preheating temperatures.

5. 数学的モデルによる実験結果の解析

5.1 基礎式および計算方法

本モデルにおいては、下記に示す仮定のもとに、コークス粒子の燃焼と気相-固相間の伝熱のみに着目した。

仮定として、

- (1) 試料充填層と外部の熱交換は無視する。
- (2) 伝熱に関してはアルミナ球形粒子とガス相間のみ考慮しコークス粒子の存在を無視する。
- (3) コークスの消失にともなう固相密度および充填構造の変化は考慮しない。
- (4) アルミナ粒子内の温度は均一とする。
- (5) コークスは球形としコークス粒子の表面温度とアルミナ粒子の温度は等しいとする。

基礎式は、(2)～(7) 式で示される。

○ ガス側連続の式

$$-\frac{\partial G}{\partial z} + 12 \times R_C^* = \frac{\partial \varepsilon \rho_g}{\partial t} \quad (2)$$

○ ガス側熱収支

$$\frac{\partial(\varepsilon \rho_g C_g T_g)}{\partial z} = - \frac{\partial(G C_g T_g)}{\partial z} - a_s h_P (T_g - T_s) + (1 - \alpha) R_C^* (-\eta \Delta H_{CO_2} - (1 - \eta) \Delta H_{CO}) \quad (3)$$

○ 固体側熱収支

$$\frac{\partial(\rho_s C_s T_s)}{\partial t} = a_s h_P (T_g - T_s) + \alpha R_C^* (\eta \Delta H_{CO_2} - (1 - \eta) \Delta H_{CO}) \quad (4)$$

○ O₂ に関する物質収支

$$-\frac{\partial(G C_{O_2} / \rho_g)}{\partial z} + \frac{1 + \eta}{2} R_C^* = \frac{\partial(\varepsilon C_{O_2})}{\partial t} \quad (5)$$

○ CO₂ に関する物質収支

$$-\frac{\partial(G C_{CO_2} / \rho_g)}{\partial z} + \eta R_C^* = \frac{\partial(\varepsilon C_{CO_2})}{\partial t} \quad (6)$$

○COに関する物質収支

$$-\frac{\partial(GC_{CO}/\rho_g)}{\partial z} + (1-\eta)R_{C^*} = \frac{\partial(\varepsilon C_{CO})}{\partial t} \quad (7)$$

基礎式中のコークス燃焼速度 R_{C^*} は (8) 式により計算した。

$$R_{C^*} = n_C 4\pi r_C^2 K_s C_{O_2} \quad (8)$$

ここで、総括反応速度定数 K_s は、(9) 式で表わされる。

$$K_s = 1/(K_f + 1/K_c) \quad (9)$$

化学反応速度定数 K_c は Paker, Hottel による (10) 式^{14)~16)}、ガス境膜内酸素拡散速度定数 K_f は白井による (11) 式¹⁹⁾を用いた。

$$K_c = AT_s^{\frac{1}{2}} \exp(-E_a/RT_s) \quad (10)$$

$$K_f = (2 + 0.75(Sc)^{\frac{1}{3}}(Re)^{\frac{1}{2}})D_g/2r_C\varepsilon \quad (11)$$

CO, CO₂ 発生速度については、それぞれの実験により得られた η の実測値を用いて、(12), (13) 式で与えた。

$$\frac{dC_{CO}}{dt} = (1-\eta)R_{C^*} \quad (12)$$

$$\frac{dC_{CO_2}}{dt} = \eta R_{C^*} \quad (13)$$

(2)~(7) 式の基礎式は特性曲線法により常微分化し、得られた連立微分方程式は Runge-Kutta-Gill 法により積分した。積分計算における時間方向刻み Δt は 1 sec, 層高方向刻み Δz は 2 mm とした。

5.2 計算結果および実測値との比較検討

まず、(8)~(11) 式により得られる R_{C^*} により行った結果は、実測の燃焼速度とは一致しなかった。従来の研究によって炭材の燃焼においては、表面反応であることおよび酸素濃度に対して一次であることが確認されているため、(9) 式によって得られる K_s について実測値をもとにパラメータフィッティングを行って適当な値を求めることが妥当と考えられる。そこで、 K_s を (14) 式のように変形して、 x および y をパラメータとして、コークス粒度 1.0~2.0 mm, 予熱温度 820°C の実測値に対してフィッティングを行った結果、 $x=10.3$, $y=0.5$ が得られた。

$$K_s = 1/(1/xK_c + 1/yK_f) \quad (14)$$

(14) 式にこれらの値を代入して、種々の条件下で得られた R_{C^*} を実測値と比較して Fig. 8 に示す。コークス粒度が小さい場合は、計算値のピークが大きくなり、逆に大きい場合は、ピークが小さくなる傾向が見られる。

Fig. 9 には、コークス粒度 1—2 mm の場合の計算により得られた固相および気相温度変化を実測の層内温度変化と比較して示した。予熱温度が低い場合には、計算値は実測値よりかなり低い。予熱温度が高い場合には、比較的よく一致している傾向が認められる。層内温度の測定に対しては前述したような問題点が考えられるために、測定法を検討し補足実験を行った。

前述の B 方法により測定した結果の一例を Fig. 10 に示す。1 点が他の 2 点に比べ極端に高い温度を示しており、層内の温度の不均一性が大きいことを示している。しかしながら、他の 2 点

19) 白井 隆：流動層，(1958)，204，207。科学技術社。

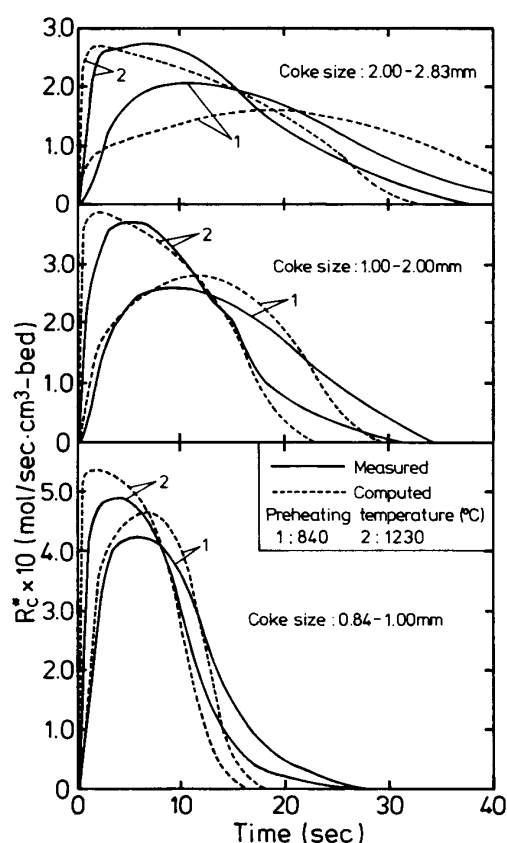


Fig. 8. Comparison between measured and computed curves of coke combustion rate at various preheating temperatures.

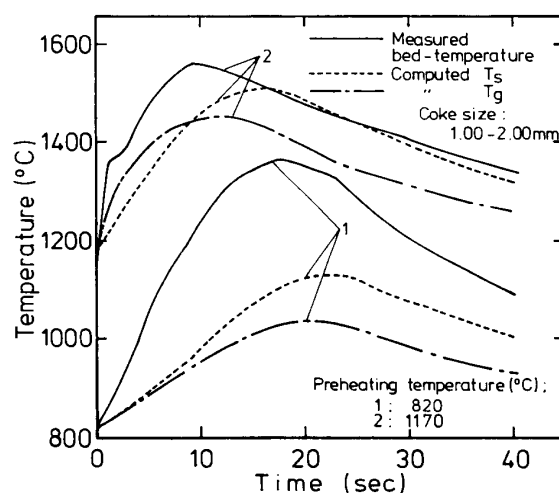


Fig. 9. Comparison between measured and computed curves at various preheating temperatures. (Coke size: 1.00~2.00 mm)

の結果と通常法による測定結果とでは特に異なる結果は認められなかった。

また、C方法によって得られた結果の一例を計算により得られた固相温度と比較して Fig. 11に示す。これは、通常法による測定結果と計算結果が一致しなかった低予熱温度の場合であるが、本方法による測定温度は固相の計算値と

比較的良好に一致している。高予熱温度の場合については、通常法による測定値同様よく一致している。

このことにより、本モデルにおいて固相温度についても比較的妥当な値が得られているものと考えられる。

以上の結果から、本実験条件におけるコークス燃焼速度式として、次式を得た。

$$Rc^* = nc4\pi rc^2(1/Kc' + 1/Kf')^{-1} Co_2 \quad (15)$$

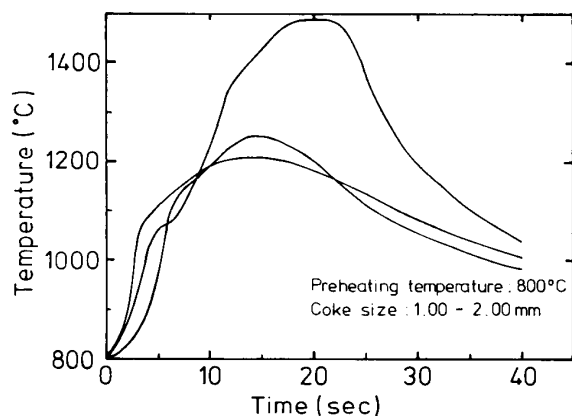


Fig. 10. Changes in bed-temperatures of three different positions at same height of the bed by using method B described in this text.

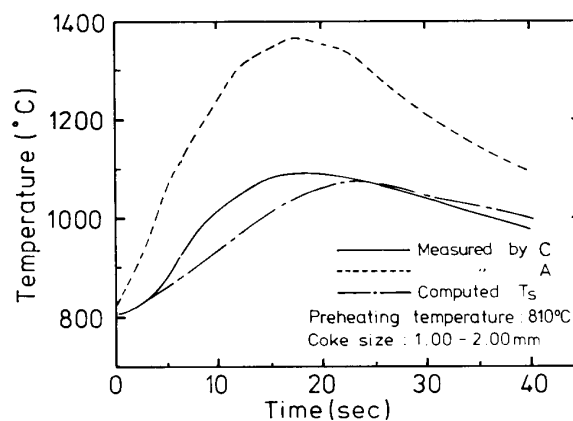


Fig. 11. Comparison between temperature curves measured with methods A and C, and computed one. (Coke size: 1.00~2.00 mm)

$$Kc' = 10.3Kc \quad (16)$$

$$Kf' = 0.5Kf \quad (17)$$

6. 考 察

本研究ではコークス—アルミナ粒子充填層の燃焼実験結果および数学的モデルによる解析結果より、表面に鉄鉱石、副原料等の微粉の付着層がない賦存形態にて充填層内に存在するコークス粒子の燃焼速度式を導出した。実機原料 mix 中のコークス粗粒表面には、鉄鉱石および石灰石等副原料の微粉が付着している場合も多く、また微粉は、鉄鉱石、コークス等の粗粒子の付着粉層中に存在している場合が多い¹³⁾。このようなコークスの燃焼に関しては、付着粉層内のガス拡散速度が重要であると同時に、付着粉の熔融によるガスの拡散経路の閉塞や、これに伴う Fe_2O_3 の還元等も影響を与えると考えられる。実際、焼結層の燃焼ゾーンにおいては、12wt% 程度の FeO が存在しているという報告²⁰⁾がある。また、熔融ゾーンにおいては、融液が降下する現象も観察されており²¹⁾、燃焼中のコークス粒子を融液が被覆し、反応界面が減少することが考えられる。従って、焼結層内のコークスの燃焼速度を、本研究において導出した速度式にて代表させることは困難であり、焼結プロセスの数学的モデル（以下、焼結数学的モデル）への適用を考慮すれば、コークスの種々の存在状態に応じた燃焼のモデル化が必要である。

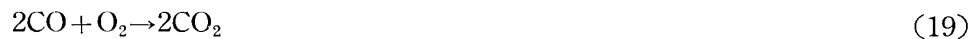
現在使用されている焼結数学的モデルにおいては、固相温度とコークス表面温度を同一と仮定しているものが多く、(15) 式で示される燃焼速度式はこれと同じ仮定により得られたものである。従って、(15) 式中の Kc' および Kf' の物理的意味は乏しいと考えられる。実際、燃焼中のコークス表面温度はアルミナ粒子温度より高いということが、A 方法による層内温度測定結果からも推察される。従って、真の燃焼速度式を得るためには、コークス粒子と他の粒子に関して独立に熱収支式を与え^{7), 8), 10)}、さらにはそれぞれの粒子内の温度分布を考慮する必要もあると考えられる。本実験においても通常法の層内温度の実測値が計算により得られた固相および気相の温度に比べ極端に高かったことからこの必要性は認められよう。しかし、これには、輻射の効果を考慮しなければならない他、計算によって得られる、コークス表面温度、気相温度等を検証する手段が乏しい現在では、あまり有効な手段とはなり得ないと考えられる。また、本モデルによって、前述のようにコークスの燃焼に関して粒度のみで整理でき、妥当な Rc^* あるいは固相温度が得られることより、コークス表面温度を固相温度と同一という仮定のもとで、焼結数学的モデルを記述することは、簡便な一方法であると考えられる。この場合、コークスの燃焼速度式として (15) 式の適用は容易であり有効である。また、本実験においては、流通ガスの流量、コークス充填量、酸素濃度を一定としたが、これらの条件は、(15) 式内で考慮されており、焼結操作条件の変動程度の範囲内では対応できると考えられる。しかしながら、コークスの種類による燃焼特性の相異については考慮していないために、使用コークスによっては、パラメータの値を変化させる必要性があると考えられる。

(15) 式は、燃焼によるカーボンの消失速度を表わしており、CO および CO_2 の生成割合とは無関係である。しかし、燃焼熱あるいは燃焼帯における酸化鉄の還元等を考慮すると、その割合は重要である。本モデルにおいては各々の実験条件下で得られた実測の η を与えているが、焼結数学的モデルにおいては、層内温度、酸素濃度等の条件に応じて η を与える必要がある。焼結ベ

20) 和島正巳, 細谷陽三, 相馬英明, 田代 清: 鉄と鋼, 4 (1979), S60.

21) 斎藤 汎, 中野皓一郎, 谷中秀臣, 黒沢信一, 竹中克寛: 鉄と鋼, 12 (1983), S720.

ッドの熱交換性は極めて良く、溶解帯の下方 20mm 程度は未だ常温に近いが、本装置の冷却能力はそれに比較して小さく、試料層外での CO の酸化反応は無視できないと考えられる。そこで前述した水冷銅製ジョイントによる排出ガスの急速冷却実験を行った。この結果は、Fig. 4 に合わせて示している。予熱温度 1,100°C においては、効果が認められ、 η は 0.6 から 0.5 程度に減少した。従って、 η については、0.4~0.5 程度を与えるのが適当であると考え、 η についても、真の CO, CO₂ 生成速度式を得ることができれば正確な値が計算できるが、これには、燃焼について下記の 2 段階反応を考慮しなければならない。



焼結数学モデルにおいては、従来、試みられた例²²⁾もあるが、これらの各反応速度式を考慮するためには、前述のようにコークス粒子と他の粒子について独立に熱収支を与え、(19) 式の反応速度を実験的に求める必要があるため、現時点においては、考慮していない。

7. 結 言

焼結鋳製造プロセスの数学的モデルに適用可能な充填層内のコークス燃焼速度式を得ることを目的として、コークス粒子とアルミナ球形粒子の混合充填層におけるコークスの燃焼実験を行い、その結果を数学的モデルを用いて解析した。その結果、次式を得た。

$$R_C^* = n_c 4\pi r_c^2 (1/K_C' + 1/K_f')^{-1} CO_2$$

ここで、 $K_C' = 10.3K_C$ 、 $K_f' = 0.5K_f$ であり、Hottel, Parker による化学反応速度式 K_C 、白井によるガス境膜内酸素拡散速度定数 K_f を用いて、パラメータフィッティングにより、これらの値を変化させることによって求めた。

本速度式は、コークス表面温度と他の固相温度を同一と仮定して作製された焼結鋳製造プロセスの数学的モデル中で焼結 mix 中の付着粉のないコークス粒子の燃焼速度式として適用可能である。

終りに、本研究を行うにあたり有益な御示唆、御助言を賜った東北大学工学部応用化学科、岡部泰二郎教授ならびに、新日本製鉄第三技研日吉分室・佐々木 稔、肥田行博両工学博士に深く感謝の意を表する。また、本研究の一部は昭和57年、58年度の文部省科学研究費、一般研究(C) (57550413) の補助を受けたことを付記する。

記 号

A :	頻度因子 6.53×10^7 (cm/sec \cdot K $^{\frac{1}{2}}$)
a_s :	充填層単位体積当りの固体表面積 (cm ² /cm ³ -bed)
$C_{CO}, C_{CO_2}, C_{O_2}$:	ガス中の CO, CO ₂ , O ₂ 濃度 (mol/cm ³)
C_g, C_s :	ガス, 固体の比熱 (cal/g \cdot K)
D_g :	気相中のガス分子拡散係数 (cm ² /sec)
E_a :	活性化エネルギー 44,000 (cal/mol)

22) 鞭 巖, 堀尾正毅, 桑原 守: 高品質焼結鋳製造のための実時間ヒートパターン制御法の開発 (昭和58年度科学研究費研究成果報告書—57850223), (1984), 3.

F_C :	コークス中の固定炭素比率 (—)
F_g :	試料層通過ガス流量 (l/sec)
G :	ガスの質量速度 (g/sec·cm ²)
$-\Delta H_{CO}, -\Delta H_{CO_2}$:	CO, CO ₂ の生成熱 (cal/mol)
h_p :	粒子・流体間の熱伝達係数 (cal/sec·cm ² ·K)
K_C, K_C' :	化学反応速度定数 (cm/sec)
K_f, K_f' :	ガス境膜内物質移動係数 (cm/sec)
K_s :	総括反応速度定数 (cm/sec)
M_C :	炭素原子量 (g/mol)
n_C :	充填層単位体積当りのコークス粒子数 (1/cm ³ -bed)
R :	ガス定数 1.988 (cal/mol·K)
RC^* :	コークス燃焼総括反応速度 (mol/sec·cm ³ -bed)
Re :	Reynolds number (—)
r_C :	コークス粒子半径 (cm)
T_g, T_s :	ガス, 固体の温度 (K)
T_0 :	予熱温度 (K)
t :	時間 (sec)
t_e :	コークス燃焼終了時間 (sec)
Sc :	Schmidt number (—)
V_B :	試料充填層体積 (cm ³)
W_C :	試料層内コークス充填量 (g)
z :	層方向距離 (mm)
α :	コークス燃焼熱の固体側分配係数 (—)
ε :	充填層空間率 (—)
η :	CO ₂ /(CO+CO ₂) (—)
ρ_g, ρ_s :	ガス, 充填層密度 (g/cm ³ , g/cm ³ -bed)